

特集 「リニューアル」

新しい高架橋と基礎構造物の耐荷機能回復と耐震補強
圧縮型鋼製ダンパーとシートパイルによる耐震補強

田中 浩一



岡野 素之



喜多 直之

(本社土木技術本部設計第一部)

New Retrofitting Systems for Viaducts and Foundations

- Seismic Retrofitting with Compressive Damping Braces and Sheet Pile -

Koichi Tanaka Motoyuki Okano Naoyuki Kita

Abstract

Two seismic retrofitting systems are proposed for viaducts and foundations to resist large-scale earthquakes.

One system utilizes compressive steel damping braces. These braces do not require tensile anchors at their ends because of appropriately placed shear damping panels, and they resist only compressive forces. This paper describes the concept of this damping brace, the results of FE-analysis, and the results of cyclic loading tests using a 1/2.5 scale model.

The sheet-pile foundation system is employed to strengthen foundations. The centrifuge test focused on the seismic behavior of this system. The horizontal capacity of the foundation was increased by about 1.5-2.0 times because the passive axial force of the sheet-piles in front and back acts like ordinal piles, and ground bending moment contribution at the base is not negligible.

概 要

既存の高架橋と基礎構造物のそれぞれを対象とした新たな耐震補強工法を開発した。

高架橋を対象とした圧縮力で抵抗する新しいダンパー・ブレースは、特殊形状である鋼製ダンパーの塑性変形を利用し、施工上の制約となる引張アンカーを省略している。その成立性を検証するため、ダンパーの非線形FEM解析、および1/2.5縮尺モデルの正負交番載荷実験を実施し、基本性能を把握した。その結果、履歴は正負繰り返によりスリップ性状を示すが、履歴ダンパーとして機能することがわかった。

一方、直接基礎の耐震補強工法としては、直接基礎の周囲にシートパイルを設け頭部を一体化した基礎構造を提案する。これを対象とした遠心場における振動実験の結果、シートパイルの存在により水平耐力が1.5～2.0倍に増加し、シートパイルが杭基礎のように押込み・引抜きに抵抗するとともに、フーチング底面の地盤反力による曲げ抵抗が寄与することが分かった。

1. はじめに

2003年5月26日に発生した三陸南地震では、高架橋柱に被害が発生し、改めてせん断破壊型の高架橋柱に対する補強の必要性がクローズアップされた。その対策工法としては、一般に鋼板や連続繊維を巻き付けて補強する工法が主要な工法として採用されている。

ところが、高架下空間が店舗等に利用されている高架橋では、補強工事に十分な施工スペースを確保できない場合がある。これまで開発されてきた鋼製ダンパー・ブレース¹⁾は、全ての柱に施工する必要が無いため狭隘箇所での適用の可能性であるが、既存構造物の密な配筋箇所に引張アンカーを設ける必要があり、施工性や工事費用などの面で耐震補強工法としてはやや実用的でない。

そこで、X型ブレースの交差部に鋼製せん断パネルを四角状に配置し、圧縮力だけで抵抗する「圧縮型鋼製ダンパー・ブレース」を考案した²⁾。ここでは、その概念について述べ、FEM解析及び静的繰返し載荷実験により得られた基本性能について説明する。

一方、基礎を補強するには、マイクロパイル等の増し杭やフーチングの拡幅が一般的であるが、敷地の制約により狭隘な場所での施工が困難である。そこで、直接基礎の周囲に鋼矢板をな設置し、フーチングと剛結するシートパイル基礎³⁾を耐震補強工法として提案する。ここでは、シートパイルとフーチングとの結合方法による性能比較、ならびにシートパイル長さに着目した遠心実験結果から、最良の結合工法、ならびにシートパイル曲げ抵抗メカニズムの考察結果について述べる。

2 圧縮型鋼製ダンパー・ブレースによるRC高架橋の耐震補強

2.1 基本的特性

本構造形式におけるダンパー・ブレースは、X型鋼製ブレースの交差部にFig. 1に示すようなダンパーを備えている。ダンパーは中央に開口部を持つ形状で、開口部の上下左右には部材の一部に鋼製のせん断パネルを組み込んでいる。ブレースの端部は引張アンカーで固定しないので引張力は作用しない。地震による慣性力が作用したとき、高架橋本体からブレースを介してダンパーに圧縮力が作用し、せん断パネルがせん断降伏してエネルギーを吸収する構造となっている。

Fig. 2に地震時におけるダンパー・ブレースを設置したRCラーメン高架橋の挙動と、履歴則の概念を示す。地震による高架橋の水平変形に伴いブレースに圧縮力が作用する。この圧縮力によりダンパー内のせん断パネルが変形し、中央のダンパー全体が平行四辺形状に変形する。このとき、対角方向のブレースは圧縮力と対角の方向に押し出される。逆方向に変形した場合は逆側のブレースが抵抗しダンパーが逆の変形となる。その結果、ブレース材には、地震時に常に圧縮力のみが作用し、ブレース端部が架構に剛結されていなくても、ダンパーが圧縮変形する対角方向の変位により力の作用しないブレースが隅角部側に移動するので隅角部との隙間は広がらない。

履歴の概念は、以下のように全体で評価する。右方向に変位しているとき、片方のブレースには圧縮力が生じ、他方のブレースには軸力が生じない。このときの荷重と変位関係は正側のみのループを描く。水平変位が逆方向に生じた状態では、このブレースには力は発生しない。そして、逆にこれまで軸力が作用していなかったブレースに圧縮力が作用し、荷重と変位関係は負側のみのループを描く。結果として、正負交番荷重を受けたとき、ダンパー・ブレース全体としてはエネルギー吸収性能の高い履歴減衰特性を示す。

2.2 耐震補強の概念

本研究で提案する圧縮型ダンパー・ブレースは、せん断破壊型・曲げ破壊型の両タイプの柱に適用が可能である。Fig. 3に破壊タイプ別の補強の考え方を示す。

2.2.1 せん断破壊型: Fig. 3(a) ダンパー・ブレースの剛性の高さエネルギー吸収性能を利用して、地震時の高架橋の応答変位を柱がせん断破壊に至る変位以下に抑え、せん断破壊を防止し、所要の耐震性能を確保することができる。また、圧縮型鋼製ダンパー・ブレースを用いることで、ダンパーでのエネルギー吸収性能も期待でき、弾性ブレースを用いるよりも降伏震度を低減でき、基礎等の他部位への影響が小さくなる。

2.2.2 曲げ破壊型: Fig. 3(b) 降伏震度が低く、水平耐力が不足する場合には、大変形まで追従できるダンパーを適用し、曲げ耐力ならびにエネルギー吸収性能を

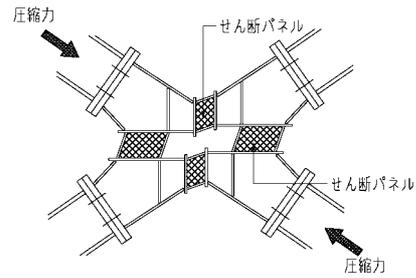


Fig. 1 圧縮型鋼製ダンパーの概要
Outline of Compressive Damper

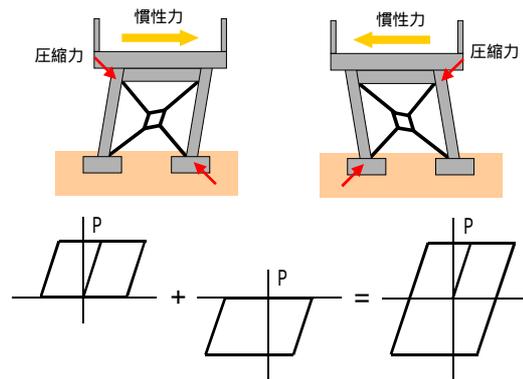
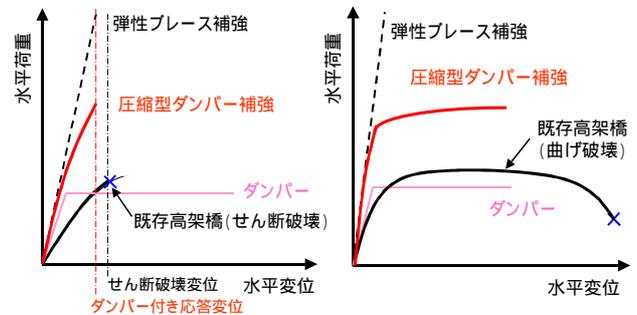


Fig. 2 圧縮型鋼製ダンパー・ブレースの
地震時挙動と履歴則
Seismic Behavior and Hysterresis Rule
of Compressive Damper and Braces



(a) せん断破壊型 (b) 曲げ破壊型

Fig. 3 耐震補強の考え方
Concept of Seismic Retrofitting

改善することで、所要の耐震性能を確保することが可能である。

2.3 非線形FEM解析

2.3.1 解析モデル 圧縮型ダンパー・ブレースの変形機構を把握するため、シェル要素を用いた二次元非線形FEM解析を実施した。解析モデルをFig. 4に示す。

モデルは対称性を考慮してダンパーの1/2を取り出した。鋼材はシェル要素とし解析メッシュの1単位は50mm程度とした。鋼材の骨格曲線はバイリニアとした。

交番载荷実験を実施した。

試験体はせん断破壊型の柱を想定して設計した。ダンパーは既設RCラーメン構造がせん断破壊する点まで機能させるものとして、柱のせん断破壊変形角を壁部材のせん断破壊変形角である1/250に想定し、その変形角でせん断パネルの限界変形角である9%となるように設計した。

ダンパーの詳細をFig. 7に示す。ダンパー内の変形の幾何学的整合をとるため、各せん断パネルの中心線の交点をブレース軸線に一致させている。せん断パネルの厚さはすべて6.4mmである。Table 2に使用材料を示す。

実験はFig. 8に示すように門形の鋼製フレームにダンパー・ブレースを取り付けて行った。実構造物と同様に、ブレース端部はフレームに接合せず、ブレース端部とフレーム間に間詰材 (DEVCON-B) を充填した。なお、ブレース端部が面外方向に外れるのを防ぐためのガイドを設置している。

Fig. 9に载荷パターンを示す。ここで、 y はダンパーのせん断パネルが降伏したときの全体水平変位である。また、 $1.5 y$ は水平変位 (ブレースと架構間の間詰材の圧縮変位を除く) が柱高さ1520mmの1/250に達したときの全体水平変位で、RC柱のせん断破壊変位を想定している。繰り返し回数は各変位ステップについて3サイクルである。

2.4.2 実験結果 Fig. 10にダンパー・ブレースの荷重 - 変位関係を示す。ここで、縦軸の荷重はブレースに作用する軸力の水平成分 P_{bh} 、横軸の変位は全体水平変位からブレース端部の間詰材の圧縮変位を除いた水平変位 b_h である。ブレース軸力は、各ブレース中央位置でのフランジとウェブに合計4枚貼付したひずみの測定値から求めたものを用い、対角2方向の軸力を組み合わせている。全体水平変位の方によって圧縮力が働くブレースが異なるため、荷重が反転する接続点では若干のスリップが生じている。さらに、図中には、せん断パネルの計測ひずみより判定したダンパーの降伏点、柱高さの1/250に相当する許容変位 (せん断破壊防止の許容変位)、せん断パネルの降伏および終局耐力の計算値を併記している。ダンパーの降伏は、架構の柱高さから決まるせん断降伏点 (柱高さの1/250変位) よりも十分に小さいことがわかる。また、ダンパー・ブレースはFig. 2で想定したように、エネルギー吸収のある紡錘型の履歴となっている。

本補強工法の特徴であるダンパーの挙動として、ダンパー部で計測したブレース軸線2方向の対角変位の関係をFig. 11に示す。図中には y/x が100%となるラインを点線で示した。対角変位の履歴は、変位レベルが大きくなると若干の偏りが見られるが、ほぼ、100%対応ラインに沿って挙動しており、ダンパーの降伏変位 (2mm程度) 以降にわたって両対角方向の変形がバランスよく生じている。すなわち、一方のブレースからの圧縮力によるダンパー部の縮みに対して、他方のブレース側に、ほぼ同じ変位量だけ軸方向外側に伸びていることを

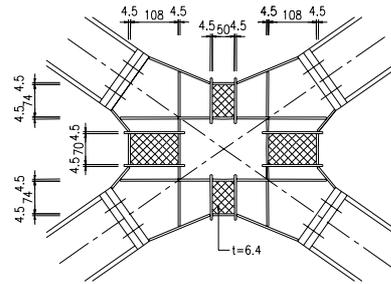


Fig. 7 ダンパーの詳細
Details of Damper

Table 2 鋼材の性質
Properties of Steel

使用部位	厚さ mm	材質	(下)降伏点 f_y N/mm ²	引張強度 f_u N/mm ²	ヤング係数 $E_s \times 10^5$ N/mm ²
ダンパー					
フランジ	4.5	SM490	453	520	2.08
ウェブ	9.0*	SM490	406	540	2.03
ブレース	10.0	SM490	340	515	2.07

* : ダンパーウェブ(t=6.4)はt=9から切り出した

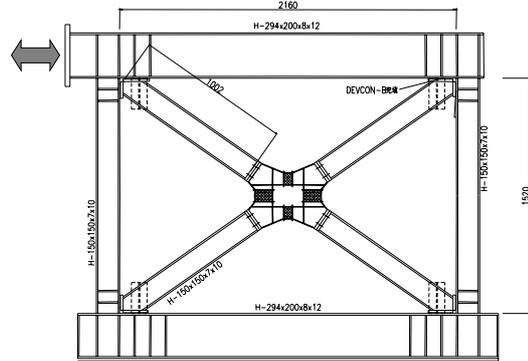


Fig. 8 試験体の概要
Outline of Specimen

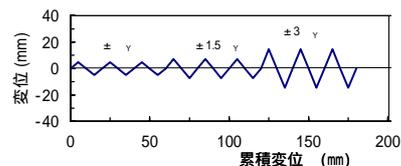


Fig. 9 繰り返し载荷のパターン
Pattern of Cyclic Loading

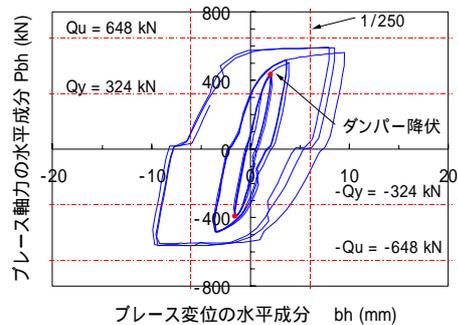


Fig. 10 荷重 - 変位関係
Load-Displacement Relationships

示している。このことから、想定したダンパーの変形機構が、ダンパーの降伏以降も成立していることが実験的に確認された。

3. シートパイルによる基礎補強

3.1 シートパイル - フーチング接合形式

3.1.1 耐震補強における接合構造 シートパイル基礎³⁾はフーチング端部にシートパイルを設置し、孔あき鋼板ジベル⁴⁾とスタッドジベル等によりフーチングへ剛結する基礎形式である (Fig. 12)。この基礎形式を耐震補強として適用する際、コストや施工性の観点からフーチングとシートパイルとの接合構造が簡易な方がよい。そこで剛結以外の施工性を考慮した接合方法を考案し、遠心実験により各種接合構造における耐震性能を比較した。

3.1.2 実験概要 試験体 (6体) の接合方法一覧をFig.13に示す。面接触、非連結型、上部結合構造はいずれもフーチングとシートパイルは剛結されていない。非閉塞型は1方向に限定した補強効果を確認するものである。

想定したシートパイル基礎は、フーチング1辺が5m、慣性力作用高さが11.5m、シートパイルの軸力負担を無視したフーチング接地圧は300kN/m²、橋軸直角方向の固有周期が0.4秒である。シートパイルは鋼矢板型を想定している。本実験の模型縮尺を1/50、遠心重力を50Gとしたので、模型フーチングは1辺が10cm、上部工質量位置はフーチング下面から23cm、フーチングより上方の固有周期が0.008秒の鋼製とした。なおシートパイル根入れ長は全てフーチング幅と等しい10cmとした。

模型のシートパイルは製作上凸凹のない鉄板とした。このため曲げ剛性は鋼矢板型を模擬した場合の1/8程度となる。模型のシートパイル先端断面積は鋼矢板型相当となるようテーパを設けた。

模型地盤は乾燥砂 (岐阜砂7号) を密に締め固めて作製した。相対密度は90%程度であった。遠心場での地盤の伝達関数分析から、模型地盤の平均的な初期せん断剛性はVs=200m/s相当⁵⁾ (N値: 約20) である。

遠心実験に用いた加振波をtable 3に示す。

3.1.3 実験結果 遠心振動実験より得られたシートパイ

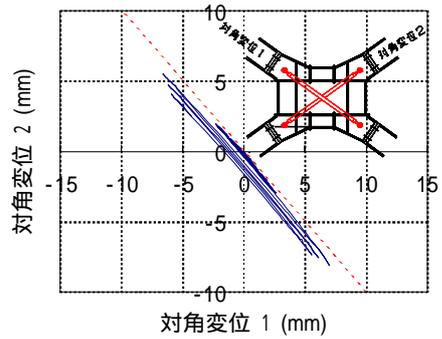


Fig. 11 ダンパーの対角方向変位 Diagonal Displacements Relationship of Damper

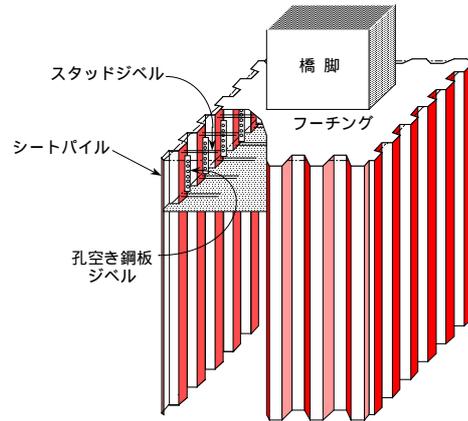


Fig. 12 シートパイル基礎 Outline of the Sheet-Pile Foundation

Table 3 遠心実験 (50G) における入力波 Input Waves in Case of 50G Centrifuge Test

振動台加速度 (Gal)	加振波	振動数			加速度レベル		
20	sin波	100	80	60	-	-	-
50	sin波	100	80	60	-	-	-
-	L2地震波入力	-	-	-	10%	50%	100%
100	sin波	100	80	60	-	-	-
150	sin波	100	80	60	-	-	-
200	sin波	100	80	60	-	-	-
300	sin波	100	80	60	-	-	-
400	sin波	100	80	60	-	-	-

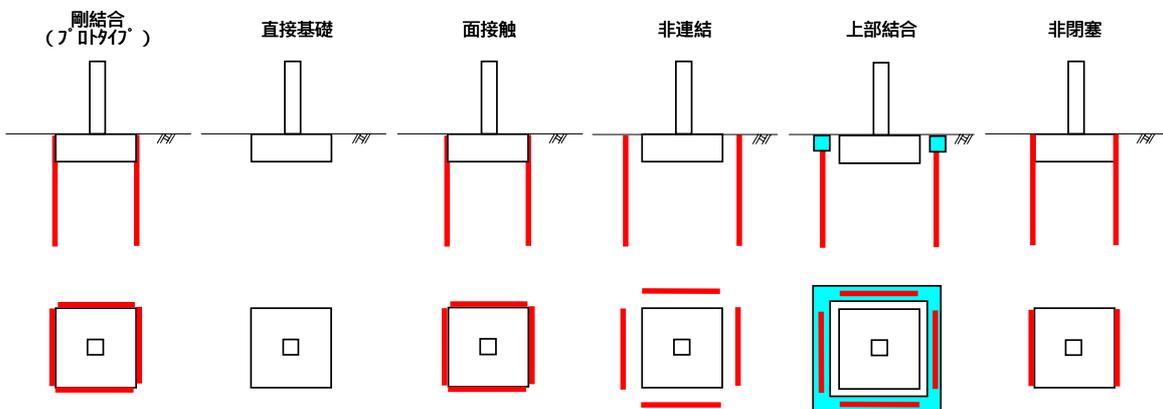


Fig. 13 遠心実験で用いたシートパイル - フーチングの接合方法一覧 Parameters of the Connection Methods between Footing and Sheet-Pile

ル基礎と直接基礎の荷重 - 変位関係を実大相当に変換したものがFig. 14である。シートパイル基礎の降伏震度 (k_h^{spf} 0.6) は直接基礎の降伏震度 (k_h^{sf} 0.4) の約1.5倍であった。シートパイルの存在により基礎の耐震性能は大幅に改善する。

各接合構造における地盤 - 構造物連成系の微小振動時 (20gal 相当) の伝達関数より読み取った連成振動固有振動数をTable 4に示す。表中の固有振動数は各点 (A ~ D) の加速度応答スペクトルから伝達関数を算出し、伝達関数が卓越した振動数を1G場に換算 (1/50倍) した値である。剛結と非閉塞の個有振動数はその他に比べて大きい。加振方向にシートパイルが剛結されたことで基礎の剛性が大きくなったためである。一方、フーチングと剛結していない面接触、非連結、上部結合の個有振動数は直接基礎のそれに近い。

Fig. 15に正弦波入力における模型地盤の地表面最大加速度に対する橋脚模型天端 (測点D) の応答加速度の関係を示す。剛結構造 (図中はプロトタイプと表記) と非閉塞構造 (剛結構造の2枚版) では直接基礎に比べて応答加速度の上昇 (降伏震度の増加) が見られるが、他の構造では増加していない。このことから、耐震補強の意図が基礎の水平耐力向上にあるとき、フーチングと基礎とは剛結する必要がある。

また剛結 (シートパイル4枚) と非閉塞 (シートパイル2枚) の両者は初期剛性、降伏震度とも大差が無い。このことから、シートパイル基礎では側面シートパイルの曲げ負担寄与は小さい。側面の曲げ負担については、後述する通り実際のシートパイルの様に凸凹があっても地盤によるシートパイル面外拘束が少ないと言える。

3.2 シートパイルの曲げ負担メカニズム

3.2.1 シートパイル長さの影響 実際のシートパイルは凹凸があり、それにより面外拘束が生じる。側面のシートパイルの曲げ負担は面外拘束を受けることで曲げ負担が大きくなる可能性がある。そこで前述の実験で確認できなかった凹凸の影響と、シートパイルの長さの影響を考慮した実験を行った。これは耐震補強を考えた時、低空頭でシートパイルを打設する必要がある。シートパイル長さが5m以下であればシートパイルのジョイントが不要となりコスト上昇が少ないためである。

3.2.1 実験概要 模型の縮尺を1/25に変更することでシートパイルの凸凹を模擬することができた。想定しているシートパイル基礎は前述と同様なので、模型接地圧が300kN/m²、固有周期が0.008秒となるように柱の剛性と総重量を調節し、寸法を想定橋脚の1/25とした。

パラメータであるシートパイル根入れ長 (L) はフーチング幅 (B) の1倍 (L=20cm, L/B=1.0) と0.5倍 (L=10cm, L/B=0.5) の2種類とし、フーチングとの接合は剛結とした。なお、シートパイルは 型を縮尺して製作した (Fig. 16)。

模型地盤 (L × B × D = 190cm × 80cm × 50cm) は乾燥砂

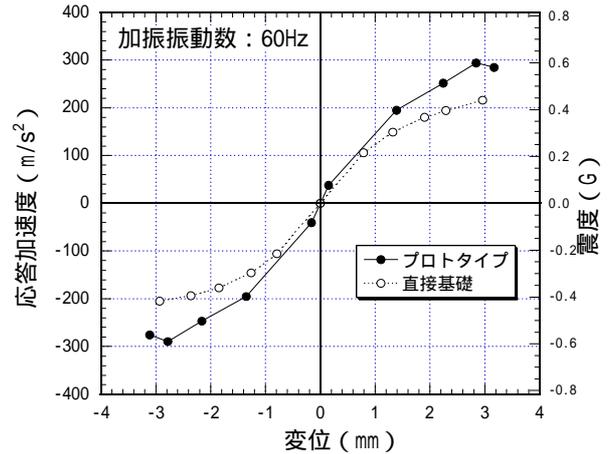


Fig. 14 荷重 - 変位関係
Load-Displacement Relationship

Table 4 地盤 - 構造物連成系の固有振動数 (Hz)
Eigen-values of each Specimens

基礎形式	D/A	D/B
剛結	1.86	1.84
直接基礎	1.52	1.52
面接触	1.60	1.62
非連結	1.72	1.50
上部結合	1.50	1.50
非閉塞	1.84	1.82

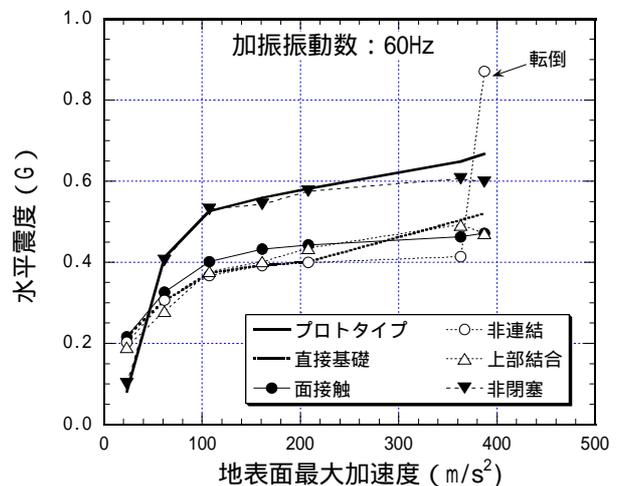
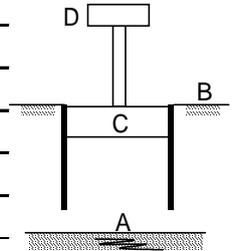


Fig. 15 地表面最大加速度 - 構造物応答加速度の関係
Relationship between PGA and Response

(岐阜砂7号)を密に締め固めて作製した。なお、遠心場での地盤伝達関数から、模型地盤は初期せん断剛性がVs=200m/s相当 (N値: 約20) である⁵⁾。

遠心力は相似比から25Gとした。加振波はTable 5に示すようにsin波とスケーリングしたスペクトル 適合波⁶⁾を用いた。

3.2.3 実験結果 加振開始前にランダム波 (20gal : 実

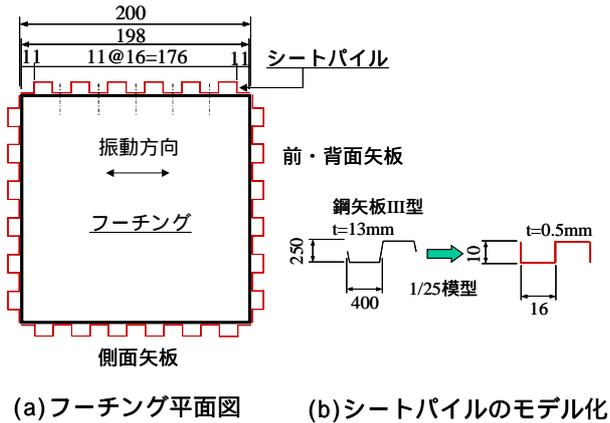


Fig. 16 シートパイル基礎模型

The Test Specimen of Sheet-Pile Foundation

物相当)を与えて得た各シートパイル根入れ長さにおける伝達関数をFig.17に示す。L/B=1.0, 0.5の固有振動数はそれぞれ2.00Hz, 1.95Hz(実物換算値)である。このことから、シートパイルの根入れ長が固有周期に及ぼす影響はL/B=0.5程度(L=1.6程度⁷⁾)ではなかった。

Fig.18に各シートパイル長さにおける荷重-変位関係を示す。L/B=1.0, 0.5の降伏震度はそれぞれ0.8, 0.6である。シートパイル根入れが長くなるとシートパイルの圧縮・引張軸力の耐力が上昇したため、根入れが長い方が降伏震度が大きく、直接基礎の2倍程度となる。

シートパイル基礎の曲げ負担メカニズムをFig.19のように仮定した。すなわち、前背面に配置されたシートパイルはフーチングとの接合部に生じる面外曲げモーメントと杭基礎のようにシートパイルに生じた軸力(押し込み・引抜き)による曲げモーメントで回転に抵抗する。また側面に配置されたシートパイルは面内曲げで回転に抵抗する。これらにフーチング下面の地盤反力による曲げ抵抗を加えた機構である。

前背面に配置されたシートパイルのフーチング接合部における曲げモーメントや軸力は、シートパイル両面に貼付したひずみゲージの値に弾性係数を乗じて応力を求めた。また側面シートパイルの両面に貼付したロゼットゲージから応力を求め、面内曲げひずみを直線と仮定して側面シートパイルの曲げ負担とした。なお、得られたひずみの値からシートパイルは弾性範囲内であることを確認してある。

フーチング下面の地盤反力は試験体死荷重から各シートパイルの軸力を差し引いて算出した。ここでフーチング下面の地盤反力作用位置を特定する必要がある。フーチング下面中央と中央から6cm(<B/3)離れた位置の土圧計は加振中に土圧0を示す。すなわち、主要動での土圧合力作用位置はフーチング端部に集中する。したがって、fig.19中に示したようにフーチング端部とした。これらを累加したものを抵抗モーメントの実験値とした。

一方、柱の天端位置、フーチング位置に取り付けた加速度計の値に、それぞれ上部工質量+0.5×橋脚質量、

Table 5 遠心実験(25G)における入力波
Input Waves in case of 25G Centrifuge Test

加振波	振動台加速度		
	(gal)	振動数(Hz)	
sin波	30	30	45 60
	50	30	45 60
	100	30	45 60
	150	30	45 60
	200	30	45 60
	300	30	45 60
L2地震波	150	-	-
	300	-	-
スアクトル	450	-	-

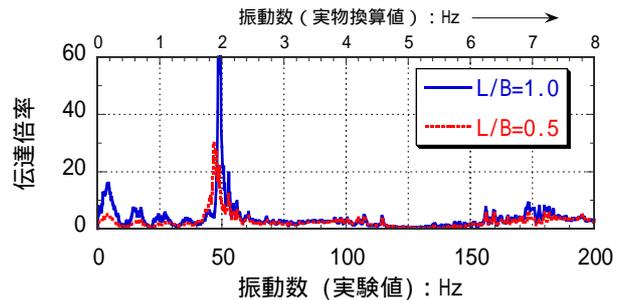


Fig. 17 各シートパイル長さにおける固有振動数
Eigen-values in case of each Sheet-Pile Length Usage

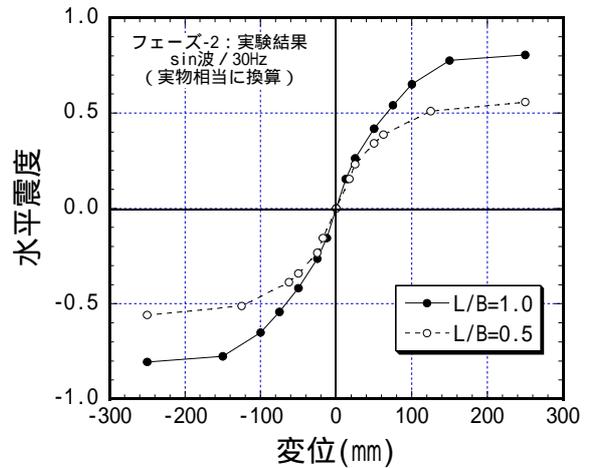


Fig. 18 荷重-変位関係
Load-Displacement Relationships
in case of each Sheet-Pile Length Usage

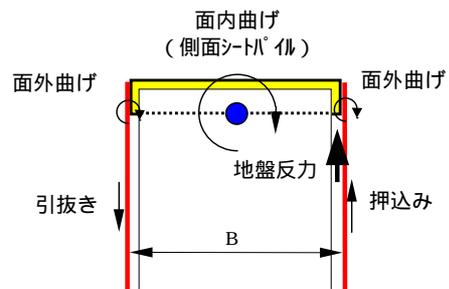


Fig. 19 シートパイルの曲げ負担
Bending Moment Contribution of each Sheet-Piles

0.5×橋脚質量+フーチング質量⁶⁾を乗じ、それにフーチング下面から各質量までのアーム長を乗じて作用モーメントを算出した。

作用モーメントと抵抗モーメントの時刻歴波形の一例を、Fig.20に示す。作用モーメントが漸増する区間ではシートパイルが曲げ負担する。一方、フーチングが浮上る主要動ではシートパイルの曲げ負担は約6割であり、これをフーチング底面が補っている。作用モーメントと抵抗モーメントはほぼ等しく、このことからシートパイル基礎の終局耐力時の曲げ負担メカニズムは、仮定した抵抗機構と考えて良い。

主要動の最初の3波における作用モーメント、およびシートパイル曲げ負担の平均値をTable 6に示す。前・背面シートパイルの軸力による曲げ負担は作用モーメントの約5～6割であり、その絶対値はシートパイル長さ半分で約8割となる。このように根入れ長さとの比例関係がないことからシートパイル先端も軸力を支持していることがわかる。側面シートパイルの面内曲げ負担はシートパイル長さに関わらず作用モーメントの約1割である。

前・背面シートパイルの面外曲げ負担は、シートパイル根入れ長さに関わらずほとんど無い。したがってシートパイルとフーチングとの接合は、曲げ耐力の観点からは回転を拘束する必要はない。

4. まとめ

鉄道RCラーメン高架橋の新しい耐震補強工法として、圧縮型鋼製ダンパー・ブレースに関する解析、実験の結果、以下の知見を得た。

- ・圧縮力だけで抵抗する新たな耐震補強用鋼製ダンパー・ブレースを提案し、正負交番繰返し実験により、ダンパーの幾何学的特徴から本機構が成立することを確認した。
- ・圧縮型鋼製ダンパーに組み込むエネルギー吸収部材は曲げ降伏型よりもせん断降伏型の方が対角方向の変形が圧縮方向の変形に近く、本構造形式に適している。
- ・全体荷重・変位関係におけるループ形状は、スリップを示しながらもエネルギー吸収のある紡錘形を示す。

また、基礎の耐震補強構造としてシートパイル基礎に関する接合構造とシートパイル曲げ負担メカニズムを遠心実験にて確認し、以下の知見が得られた。

- ・シートパイルとフーチングとは剛結する必要がある。
- ・シートパイル基礎の終局曲げ耐力は根入れ長が長い方が大きい、基礎の初期剛性に与える影響はない。
- ・シートパイル基礎の終局状態でのシートパイル曲げ抵抗メカニズムは、主として前面・背面シートパイルが杭のように押込・引張で抵抗する。

謝辞

圧縮型鋼製ダンパー・ブレースは東海旅客鉄道株式会社と共同で開発しました。また、シートパイルを用いた

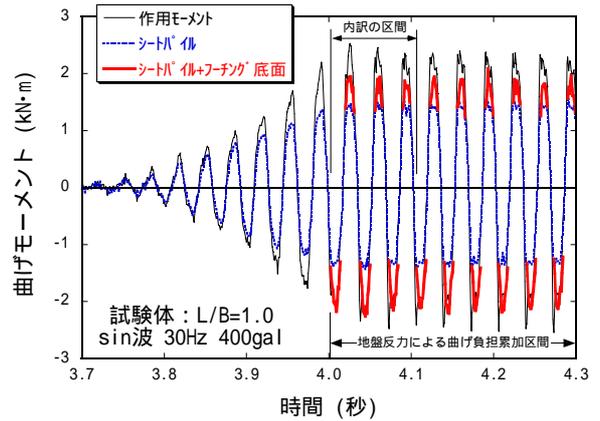


Fig. 20 作用モーメントと抵抗モーメント
The Time History of Experimental Action and Reaction Moment

Table 6 抵抗モーメントの内訳
The Contribution of each Members

	内訳	L/B=1.0		L/B=0.5	
		実験値 (kN・m)	比率	実験値 (kN・m)	比率
作用モーメント	-	2.17	100	1.42	100
抵抗モーメント	前・背面:軸力×アーム長	1.02	47	0.82	58
	側面:面内曲げ	0.33	15	0.09	6
	前面:面外曲げ	0.03	1	0.03	2
	背面:面外曲げ	0.03	1	0.04	3
	地盤反力×アーム長	0.66	31	0.62	43
	合計	2.06	95	1.60	113

耐震補強工法は財団法人鉄道総合研究所と共同で開発しました。関係各位に深謝いたします。

参考文献

- 1) 岡野素之, 松本信之, 曾我部正道, 室野剛隆, 大内一, 大野了: 振動台実験による鋼製ダンパー・ブレース付き高架橋の地震応答性状, 構造工学論文集 Vol.49(1), pp.963-970, 2003.3.
- 2) 吉田幸司, 喜多直之, 岡野素之, 関雅樹: 圧縮型鋼製ダンパー・ブレースによるRCラーメン高架橋の耐震補強工法, 構造工学論文集Vol.50(1), pp.899-902, 2004.3.
- 3) 田中, 樋口他: シートパイル基礎の耐震性に関する模型実験, 第58回土木学会年次学術講演会, 2003.9.
- 4) (社)土木学会: 構造工学シリーズ11, 複合構造の性能評価指針(案), p.204, 2002.10.
- 5) (社)日本道路協会: 道路橋示方書, 耐震設計編, p.26, p.99, 2002.3.
- 6) 鉄道総合研究所編: 鉄道構造物等設計標準・同解説耐震設計, p.38, 1999.10.
- 7) (社)日本道路協会: 道路橋示方書 下部構造編, p.256, 2002.3.